



Aalborg Universitet

AALBORG UNIVERSITY  
DENMARK

## Stål og brand

*brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner*

Olesen, Frits Bolonius

*Publication date:*  
2002

*Document Version*  
Også kaldet Forlagets PDF

[Link to publication from Aalborg University](#)

*Citation for published version (APA):*

Olesen, F. B. (2002). *Stål og brand: brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner*. Institut for Bygningsteknik, Aalborg Universitet. U / Bind 0204

### General rights

Copyright and moral rights for the publications made accessible in the public portal are retained by the authors and/or other copyright owners and it is a condition of accessing publications that users recognise and abide by the legal requirements associated with these rights.

- Users may download and print one copy of any publication from the public portal for the purpose of private study or research.
- You may not further distribute the material or use it for any profit-making activity or commercial gain
- You may freely distribute the URL identifying the publication in the public portal -

### Take down policy

If you believe that this document breaches copyright please contact us at [vbn@aub.aau.dk](mailto:vbn@aub.aau.dk) providing details, and we will remove access to the work immediately and investigate your claim.

**Frits Bolonius**

# **Stål og brand**

**Brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner**



**Aalborg Universitet · Arkitektur & Design · Bygningsteknik**



# **Stål og brand**

## **Brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner**



## **Forord**

Dette kompendium er primært udarbejdet til brug ved undervisningen i Konstruktionsdesign for bygningsingeniørstuderende ved Aalborg Universitet. Det vil tillige kunne benyttes af universitetets arkitekturstuderende og andre med interesse for fagområdet. I kompendiet gives en oversigtlig fremstilling af det teoretiske grundlag for brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner, således som det bl.a. er formuleret i det danske konstruktionsnormkompleks.

I kompendiets afsnit 1 præsenteres de generelle principper for brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner. Afsnit 2 omhandler den termiske dimensionering af isolerede og uisolerede konstruktioner ved analytiske og numeriske metoder samt eksempler på den praktiske udførelse af brandisoleringen. Afsnit 3 omhandler bestemmelse af bjælkers og søjlers bæreevne under brandpåvirkning, illustreret ved en række beregningseksempler.

Aalborg, marts 2002

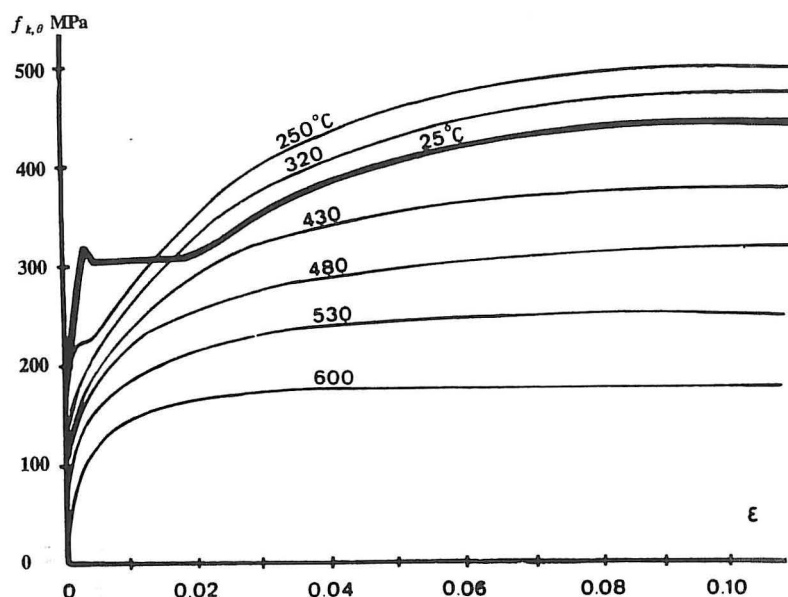
Frits Bolonius

# Afsnit 1

## Stål og brand

### Brandteknisk dimensionering af stålkonstruktioner

Når en stålkonstruktion udsættes for brandpåvirkning, påvirkes den foruden af de mekaniske laster af en *termisk brandlast* i form af varmetilførsel på grund af de forhøjede temperaturer i brandrummet (karakteriseret ved *brandforløbet*). Herved stiger stålets temperatur, og som følge heraf ændres stålets styrke- og stivhedsegenskaber, jvf figuren, der viser et eksempel på ståls arbejdslinier ved forhøjede temperaturer. Ved stigende temperatur bliver stålet blødere, og ved omkring 300 °C er styrken reduceret så meget, at reduktionen må tages i regning ved dimensionering af konstruktionen i en brandsituation, for eksempel lastkombination 3.3 *Ulykkeslast - brand*, jvf 5.2.7.3 i DS 409.



*Eksempel på konstruktionsståls arbejdslinier ved forhøjede temperaturer*

Grundlaget for brandteknisk dimensionering af bærende konstruktioner i henhold til Dansk Standard DS 412 er indeholdt i normens kapitel 9 (3. udgave 1998), hvori det i 9.1(1)P anføres, at "stålkonstruktioner, hvortil der stilles krav om brandmodstandsevne, skal udformes således, at bæreevnen er tilstrækkelig under brandpåvirkning i overensstemmelse med DS 409 og DS 410."

I henhold til normens bestemmelser sker eftervisningen af, at konstruktionen har tilstrækkelig bæreevne under brandpåvirkning,

- \* *enten ved* prøvning (for eksempel i overensstemmelse med Dansk Standard DS 1051.1)
- \* *eller ved* beregningsmæssig bestemmelse af ståltemperaturforløbet og eftervisning af, at bæreevnen ved de forhøjede temperaturer er tilstrækkelig.

Sker eftervisningen på sidstnævnte måde, omfatter dimensioneringen således en *termisk del*, bestemmelse af temperaturforløbet, og en *styrkemæssig del*, bestemmelse af bæreevnen.

## Termisk dimensionering

Bestemmelsen af temperaturforholdene i en stålkonstruktion under brandpåvirkning er ifølge sagens natur en ganske kompliceret opgave, da der på grund af problemets instationære karakter principielt må foretages en bestemmelse af temperaturen til ethvert tidspunkt af brandforløbet i ethvert punkt af konstruktionen. Dette er selvfølgelig ikke overkommeligt ved praktiske dimensioneringsopgaver i almindelighed, så beregningsmetoder til praktisk brug må baseres på forenklede beregningsforudsætninger.

Den mest nærliggende forenkling er at betragte konstruktionen som et stangformet element uden temperaturgradienter i længderetningen, altså at betragte linier parallelle med længdeaksen som isotermer. Herved reduceres temperaturbestemmelsen til et 2-dimensionalt instationært varmetransmissionsproblem. Til dette formål er der udviklet elementprogrammer, der imidlertid indebærer et betydeligt arbejde med indlæsning af geometriske og termiske data.

På grundlag af sådanne beregninger er det konstateret, at der for stålkonstruktioner på grund af stålets store varmeledningsevne almindeligvis er så beskedne temperaturdifferenser over ståltværsnittet, at det kan være rimeligt at se bort fra dem og altså regne *temperaturen ens overalt i stålet*. (Man må dog være opmærksom på, at man derved negligerer de faktisk forekommende temperaturgradienter, hvilket i visse tilfælde kan afstedkomme bæreevnebestemmelse på den usikre side). Denne forenkling er gjort i så godt som alle de beregningsmetoder, der er udviklet til praktisk brug, herunder de metoder til brandteknisk dimensionering, der er indeholdt i de fleste landes konstruktionsnormer, bl.a. den danske Norm for stålkonstruktioner, DS 412.

Med disse forenklinger lettes den termiske del af dimensioneringen betydeligt, alene af den grund, at temperaturforholdene kan beskrives ved én enkelt parameter, ståltemperaturen  $\theta_{a,t}$ 's variation med tiden  $t$  under brandforløbet. Men selv med denne antagelse er det stadig en relativt kompliceret opgave at bestemme  $\theta_{a,t}$ , når der tages hensyn til de termiske egenskabers temperaturafhængighed og til tilstedeværelsen af et eventuelt fugtindhold i isoleringsmaterialerne. For visse isoleringssystemers vedkommende kan fugtindholdet være af ganske stor betydning for temperaturforløbet, og med henblik herpå er der i litteraturen, herunder en række landes normer, anvist forenklede metoder til bestemmelse af den forsinkelse af temperaturstigningen, som fugtindholdet afstedkommer.

Indeholder isoleringen ikke i væsentlig grad fugt, kan det være rimeligt - og på den sikre side - at se helt bort fra den, og næste skridt i retning af yderligere forenkling af beregningerne er at regne isoleringsmaterialernes termiske egenskaber konstante. Dette er i mange tilfælde en overordentlig grov tilnærmelse, da de fleste materialer til brandisolering af stålkonstruktioner netop har stærkt temperaturafhængige termiske egenskaber. Regnes der derfor med konstante værdier, må disse vælges med forsigtighed, og ud fra beregningsresultatet må det i hvert enkelt tilfælde nøje vurderes, hvor godt dette stemmer med de temperaturer, der ligger til grund for valget af de forudsatte konstante værdier.

Med disse forenklinger er det en overkommelig opgave at bestemme ståltemperaturens tidsmæssige forløb  $\theta_{a,t}$  for en given termisk brandlast, karakteriseret ved brandforløbet  $\theta_{g,t}$ . Det sker ved at opstille en energibalanceligning for konstruktionen. Den kan kun løses analytisk i særlige tilfælde, hvor brandforløbet er udtrykt på analytisk form, for eksempel som et nominelt brandforløb, jvf afsnit 2. Ved parametriske brandforløb, der i almindelighed er udtrykt på numerisk form (for eksempel bestemt efter åbningsfaktormetoden), må  $\theta_{a,t}$  bestemmes ved numerisk integration af konstruktionens energibalanceligning.

I den danske norm for stålkonstruktioner DS 412 er i 9.3 anvist forenkledede metoder til numerisk bestemmelse af temperaturforløbet for henholdsvis uisolerede og isolerede stålkonstruktioner. For begge vedkommende forudsættes ståltemperaturen  $\theta_{a,i}$  at være ens for hele konstruktionen, og for isolerede konstruktioner forudsættes de termiske egenskaber konstante.

## Styrkemæssig dimensionering

Grundlaget for bæreevnebestemmelsen er indeholdt i normens afsnit 9.4.2, i henhold til hvilket beregningen kan gennemføres forenklet efter principperne og udtrykkene i normens kapitel 6, idet der benyttes materialeegenskaber som angivet i afsnit 9.2.1. Det betyder, at bestemmelsen af bæreevnen under brandpåvirkning kan foretages efter fuldstændig samme principper som bæreevneeftervisningen ved normal temperatur, idet der blot som specielle beregningsforudsætninger regnes med

- \* laster i henhold til lastkombination 3.3: Ulykkeslast - brand, jvf 5.2.7.3 og 5.2.8 i DS 409
- \* temperaturnafhængige mekaniske egenskaber (styrker og stivhedstal), for eksempel i henhold til 9.2.1 i DS 412 eller dokumenteret på anden måde.

Med hensyn til lastforudsætningerne bemærkes, at der ud over de i DS 410 specificerede permanente og variable laster tillige skal medtages sådanne eventuelle laster og deformationer, som måtte hidrøre fra de af branden forårsagede temperaturer i konstruktionen. Eksempler herpå er vist i afsnit 3.

Med hensyn til stålmaterialernes styrker og stivhedstal bemærkes, at der som følge af bestemmelsen om, at der ved brandteknisk dimensionering (som ved andre ulykkeslastkombinationer) skal anvendes partialkoefficienten  $\gamma_m = 1,0$  (jvf 5.2.2(5)P i DS 409), opereres med samme regningsmæssige materialeparametre uanset, hvilken sikkerhedsklasse konstruktionen iøvrigt er henført til, og uanset den foreskrevne kontrolklasse for materialeidentitet og udførelse.

Bæreevneeftervisningen for lastkombination 3.3 kan principielt foretages på to forskellige måder (idet det forudsættes, at den aktuelle maksimale ståltemperatur  $\theta_{a,max}$  svarende til den foreskrevne termiske brandlast er bestemt ved den termiske del af dimensioneringen):

- \* *enten* ved bestemmelse af konstruktionens modstandsevne  $R(\theta_{a,max})$  ved den maksimale ståltemperatur og eftervisning af, at lastvirkningen  $S_{3,3}$  (lastkombination 3.3) ikke overstiger modstandsevnen, altså

$$S_{3,3} \leq R(\theta_{a,max}) \quad (1.1)$$

- \* *eller* ved bestemmelse af den kritiske ståltemperatur  $\theta_{a,crit}$ , dvs den temperatur, ved hvilken modstandsevnen netop er lig med lastvirkningen, altså  $R(\theta_{a,crit}) = S_{3,3}$ , og eftervisning af, at den aktuelle maksimale ståltemperatur ikke overstiger den kritiske ståltemperatur, altså

$$\theta_{a,max} \leq \theta_{a,crit} \quad (1.2)$$

Det bemærkes, at efter denne definition af begrebet "kritisk ståltemperatur" er  $\theta_{a,crit}$  en størrelse, der er bestemt af den aktuelle konstruktions virkemåde og dimensioner, af de regningsmæssige lasters størrelse og af styrke- og stivhedsegenskaberne temperaturafhængighed og altså *ikke* (som det af og til har været gængs sprogbrug) i sig selv er en materialeegenskab. I praksis vil  $\theta_{a,crit}$  - alt afhængig

af de nævnte forhold - ligge i intervallet 300 - 600 °C, jo lavere, jo nærmere konstruktionen er dimensioneret "til grænsen" ved den normale dimensionering (lastkombination 2). For eksempel vil den kritiske ståltemperatur for en konstruktion i lav sikkerhedsklasse - alt andet lige - altid være lavere end for en tilsvarende konstruktion i normal eller høj sikkerhedsklasse. (Det skal dog bemærkes, at der i 9.4.3 i DS 412 er angivet forenklede regler for fastsættelse af den "kritiske ståltemperatur" afhængig af konstruktionens art og udnyttelsesgrad).

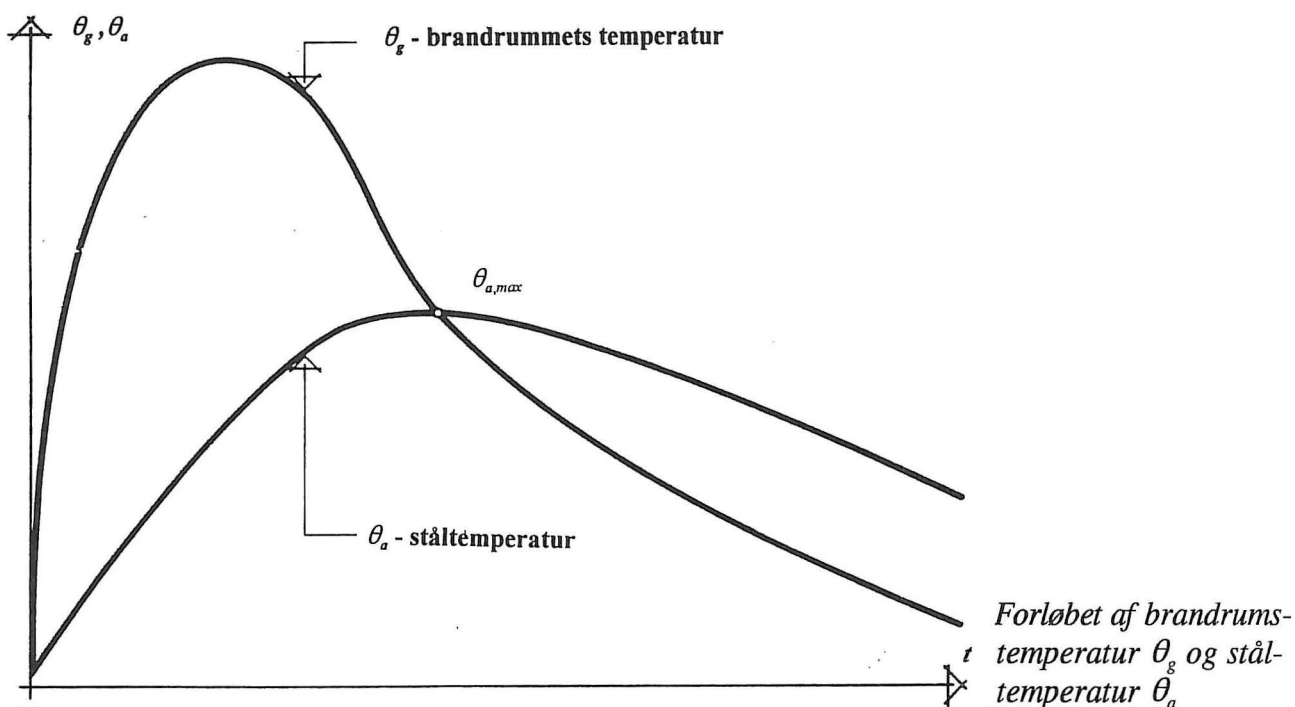
Hvilken af de to beregningsmåder der er mest hensigtsmæssig, afhænger af den foreliggende beregningsopgaves art. Er der tale om rent træk- eller bøjningspåvirkede konstruktionselementer, kan  $\theta_{a,crit}$  bestemmes explicit, medens bestemmelsen for trykpåvirkede elementer må ske ved iteration. Men også i sådanne tilfælde vil  $\theta_{a,crit}$ -bestemmelsen ofte være den naturlige beregningsmåde, for eksempel hvis opgaven er at fastsætte en maksimalt tilladelig ståltemperatur som grundlag for - med den foreskrevne termiske brandlast - at kunne bestemme de nødvendige isoleringsdimensioner.

## Afsnit 2

# Termisk dimensionering

### Bestemmelse af temperaturforløbet

I det følgende gøres den forenkende antagelse, at der kan ses bort fra temperaturgradienterne i konstruktionen, såvel i længderetningen som over stålværsnittet, således at ståltemperaturen regnes *ens overalt i stålet*. Den termiske dimensionering består således i at bestemme den maksimale ståltemperatur  $\theta_{a,max}$ , som stålet antager under det givne brandforløb, karakteriseret ved brandrums-temperaturen  $\theta_g$ .



Bestemmelsen af  $\theta_a$  er vidt forskellig, alt efter om konstruktionen er *brandisoleret* eller *uisoleret*.

### Uisolerede stålkonstruktioner

Uisolerede stålkonstruktioner antager under en brand meget hurtigt en temperatur, der ligger tæt op ad brandrumstemperaturen  $\theta_g$ , og kan derfor inden for husbygning kun bruges i ganske særlige tilfælde, hvor der enten ikke er nogen krav til konstruktionernes brandmodstandsevne, eller hvor der med aktive brandsikringsforanstaltninger kompenseres for konstruktionernes beskedne brandmodstandsevne. Det kan for eksempel være i 1-etages bygninger med effektiv brandventilation eller i bygninger med automatiske slukningsanlæg. Det kan også i situationer med ringe brandbelastning og store åbninger forekomme, at brandforløbet er så kortvarigt, at ståltemperaturen ikke når op den kritiske værdi. I sådanne tilfælde kan uisolerede stålkonstruktioner være en mulighed.

Temperaturforløbet  $\theta_{a,t}$  bestemmes enklest ved en numerisk energibalancemetode, hvor tidsforløbet

opdeles i intervaller  $\Delta t$ , inden for hvilke temperaturforholdene regnes quasistationære, og brandrums temperaturen  $\theta_{g,i}$  [°C] og ståltemperaturen  $\theta_{a,i}$  [°C] altså regnes konstante. Betragtes et element - eksempelvis en længdeenhed af stålprofilen - bestemmes dets temperaturstigning  $\Delta\theta_{a,i}$  i løbet af tidsintervallet  $\Delta t$  ved opstilling af energibalancen  $Q_i = Q_p$ , hvor

$$Q_i \text{ er den i løbet af } \Delta t \text{ tilførte energi,} \quad Q_i = A_m \cdot (\alpha_r + \alpha_c) \cdot (\theta_{g,i} - \theta_{a,i}) \cdot \Delta t \quad (2.1)$$

$$Q_u \text{ er den til opvarmningen } \Delta\theta_{a,i} \text{ medgåede energi} \quad Q_p = V \cdot c_a \cdot \rho_a \cdot \Delta\theta_{a,i} \quad (2.2)$$

Her er  $A_m$  elementets eksponerede overfladeareal pr længdeenhed [m<sup>2</sup>/m]  
 $V$  elementets volumen pr længdeenhed (= ståltværsnittets areal  $A_a$ ) [m<sup>3</sup>/m]  
 $c_a$  ståls specifikke varmekapacitet [J/(kg·°K)]  
 $\rho_a$  ståls densitet [kg/m<sup>3</sup>]

$\alpha_r$  og  $\alpha_c$  er varmeovergangskoefficienterne ved henholdsvis stråling og konvektion [W/(m<sup>2</sup>·°K)].  $\alpha_c$  kan med god tilnærmelse regnes  $\sim 25$  W/(m<sup>2</sup>·°K). Strålingsleddet  $\alpha_r$  bestemmes ved Stefan Boltzmanns strålingslov for strålingsintensiteten  $\psi$

$$\psi = \sigma \epsilon_{res} \cdot [(\theta_{g,i} + 273)^4 - (\theta_{a,i} + 273)^4] = \alpha_r \cdot (\theta_{g,i} - \theta_{a,i}) \rightarrow$$

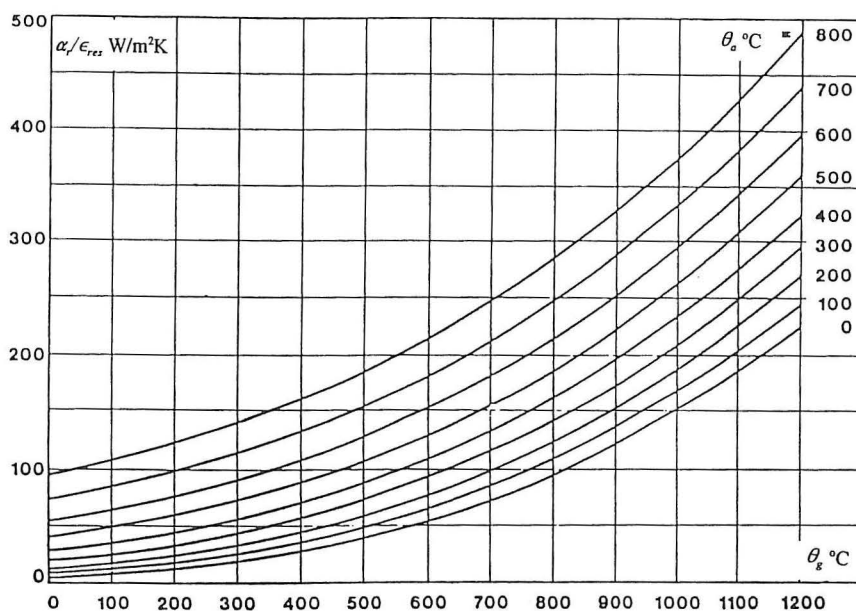
$$\alpha_r = \sigma \epsilon_{res} \cdot [(\theta_{g,i} + 273)^4 - (\theta_{a,i} + 273)^4] / (\theta_{g,i} - \theta_{a,i}) \quad (2.3)$$

Her er  $\sigma$  strålingskonstanten (kan sættes =  $5,77 \cdot 10^{-8}$  W/(m<sup>2</sup>·°K<sup>4</sup>))  
 $\epsilon_{res}$  den gensidige emissionsfaktor (kan sættes  $\sim 0,5$ )

Af (2.3) ses, at størrelsen  $\alpha_r/\epsilon_{res}$  er en funktion  $f$ , der udelukkende afhænger af konstanten  $\sigma$  og de variable  $\theta_{g,i}$  og  $\theta_{a,i}$ ,  $f = \sigma [(\theta_{g,i} + 273)^4 - (\theta_{a,i} + 273)^4] / (\theta_{g,i} - \theta_{a,i})$ , jvf diagrammet nedenfor.

Indsættes  $f$  i (2.3), fås ved indsætning af (2.1) og (2.2) i energibalanceligningen  $Q_i = Q_p$  fås

$$\Delta\theta_{a,i} = A_m / (V \cdot c_a \cdot \rho_a) \cdot (f \cdot \epsilon_{res} + \alpha_c) \cdot (\theta_{g,i} - \theta_{a,i}) \quad (2.4)$$



$$f = 5,67 \cdot 10^{-8} \cdot [(\theta_{g,i} + 273)^4 - (\theta_{a,i} + 273)^4] / (\theta_{g,i} - \theta_{a,i}) \text{ W/m}^2 \cdot \text{°K}$$

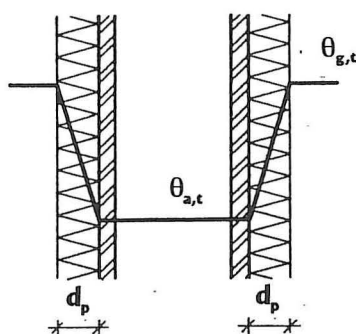


Af (2.4), der er identisk med 9.3(4) i DS 412, bestemmes forløbet af ståltemperaturen  $\theta_a$  ved trinvis integration. Som praktisk tilnærmelse kan regnes  $c_a = 540 \text{ J/(kg}^\circ\text{K)}$  og  $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$ .

## Isolerede stålkonstruktioner

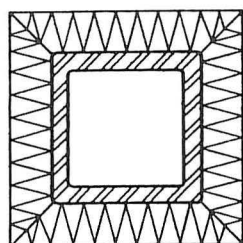
I det følgende er beskrevet en analytisk metode til at bestemme det tidsmæssige forløb af temperaturen  $\theta_{a,t}$  for en brandisoleret stålkonstruktion, som er eksponeret for et brandforløb  $\theta_{g,t}$ , der forudsættes angivet på analytisk form. Metoden er velegnet til med enkle beregninger at bestemme den maksimale ståltemperatur  $\theta_{a,max}$  for eksempelvis et nominelt brandforløb i henhold til ISO 834 (standard-brandforløbet, jvf. DS 1051.1).

Metoden er baseret på følgende forudsætninger:



- \* ståltemperaturen  $\theta_{a,t}$  regnes ens over hele tværsnittet
- \* varmestrømmen gennem brandisolationen regnes en-dimensional
- \* varmeovergangsmodstanden på isolationens yderside negligeres

Ses der foreløbig bort fra isolationens varmekapacitet, kan sammenhængen mellem brandrumstemperaturen  $\theta_{g,t}$  og ståltemperaturen  $\theta_{a,t}$  - efterfølgende kort benævnt  $\theta_g$  og  $\theta_a$  - bestemmes ved at opstille konstruktionens energibalance, idet et stålelement på 1 længdeenhed af konstruktionen betragtes.



Ved energibalancen udtrykkes, at den energi, der tilføres elementet i løbet af tidsrummet  $dt$  som følge af temperaturforskellen  $\theta_g - \theta_a$ , er lig med den energi, der medgår til at opvarme stålkonstruktionen  $d\theta_a$  i det samme tidsrum:

$$\lambda_p \cdot A_p / d_p \cdot (\theta_g - \theta_a) \cdot dt = V \cdot c_a \cdot \rho_a \cdot d\theta_a \quad (1)$$

hvor	$d_p$ er isoleringssystemets tykkelse	[m]
	$A_p$ er isoleringssystemets indvendige overfladeareal pr. længdeenhed	[m <sup>2</sup> /m]
	$\lambda_p$ er isoleringssystemets varmeledningsevne	[W/m <sup>0</sup> C]
	$V$ er stålelementets volumen pr. længdeenhed	[m <sup>3</sup> /m]
	$\rho_a$ er ståls densitet	[kg/m <sup>3</sup> ]
	$c_a$ er ståls specifikke varmekapacitet	[J/kg <sup>0</sup> C]
	$t$ er tiden	[s]

Ved omskrivning af (1) fås

$$d\theta_a/dt + \theta_a/(R \cdot Q) + \theta_g/(R \cdot Q) = 0 \quad (2)$$

hvor  $R = d_p/(\lambda_p \cdot A_p)$  er isoleringssystemets isolans pr. længdeenhed [m/W<sup>0</sup>C]

$Q = V \cdot c_a \cdot \rho_a$  er stålkonstruktionens varmekapacitet på længdeenhed [J/m<sup>0</sup>C]

Produktet af de to størrelser  $R \cdot Q$  er konstruktionens *tidskonstant*  $\tau$  [s], der er et udtryk for konstruktionens *termiske inert* - jo større  $\tau$  er, jo længere er konstruktionen om at blive opvarmet for en given termisk brandlast.



Fejlen ved at negligere isoleringssystemets varmekapacitet er på den sikre side og er sædvanligvis ringe, især ved lette isoleringssystemer. Den kan på en enkel måde tages i regning ved at addere  $Q_p = 1/3 \cdot d_p \cdot A_p \cdot c_p \cdot \rho_p$  til stålets varmekapacitet  $Q_a (= V \cdot c_a \cdot \rho_a)$ , altså regne  $Q = Q_a + Q_p = Q_a \cdot (1 + \phi/3)$ ,

$$\text{hvor } \phi = c_p \cdot \rho_p / (c_a \cdot \rho_a) \cdot d_p \cdot A_p / V \quad (3)$$

$$\begin{array}{ll} \text{hvor } \rho_p \text{ er isolationens densitet} & [\text{kg/m}^3] \\ c_p \text{ er isolationens specifikke varmekapacitet} & [\text{J/kg}^\circ\text{C}] \end{array}$$

Størrelsen  $A_p/V [\text{m}^{-1}]$  benævnes profilforholdet.

Den fuldstændige løsning til (2) er (idet  $R \cdot Q = \tau$  er indsat)

$$\theta_a = e^{-\int dt/\tau} \cdot [C + \int e^{\int dt/\tau} \cdot \theta_g / \tau dt] \quad (4)$$

hvor  $C$  er en arbitrær konstant, der bestemmes ved randbetingelserne.

Da  $R$  og  $Q$  indeholder de temperaturafhængige faktorer  $\lambda_p$ ,  $c_p$  og  $c_a$ , må der på forhånd foretages et skøn over  $\tau$ 's tidsafhængighed under brandforløbet, dvs på forhånd et skøn over  $\theta_a$  og isolationens temperatur  $\theta_p$ . Forenklet kan der regnes med konstante værdier af  $\lambda_p$ ,  $c_p$  og  $c_a$ , fastsat ud fra skønnede gennemsnitsværdier af  $\theta_a$  og  $\theta_p$ , idet der efter bestemmelsen af  $\theta_a$  foretages kontrol af dette skøn og om fornødent en fornyet beregning med korrigerede værdier af  $\lambda_p$ ,  $c_p$  og  $c_a$ .

Regnes med sådanne konstante værdier af  $\lambda_p$ ,  $c_p$  og  $c_a$ , er  $\tau$  konstant, og (4) kan skrives

$$\theta_a = e^{-t/\tau} \cdot [C + \int e^{t/\tau} \cdot \theta_g / \tau dt] \quad (5)$$

Udtrykkes  $\theta_g (= \theta_{g,i})$  på en måde, så  $\int e^{t/\tau} \cdot \theta_g \cdot dt$  kan bestemmes (eventuelt i flere forskellige faser af brandforløbet), kan (5) umiddelbart løses. Ved overslagsberegninger kan det være hensigtsmæssigt for eksempel at regne med en konstant temperatur  $\theta_{g,k}$  under hele brandforløbet, hvorved fås

$$\theta_a = e^{-t/\tau} \cdot [C + \int e^{t/\tau} \cdot \theta_{g,k} / \tau dt] = e^{-t/\tau} \cdot C + \theta_{g,k} \cdot e^{-t/\tau} \cdot \int e^{t/\tau} \cdot d(t/\tau) = e^{-t/\tau} \cdot C + \theta_{g,k} \quad (6)$$

Med randbetingelsen  $(t, \theta_a) = (0, \theta_0)$  fås

$$\theta_a = 1 \cdot C + \theta_{g,k} \rightarrow C = \theta_0 - \theta_{g,k}$$

Indsættes  $C$  i (6), fås

$$\theta_a = e^{-t/\tau} \cdot (\theta_0 - \theta_{g,k}) + \theta_{g,k} = \theta_{g,k} \cdot (1 - e^{-t/\tau}) + \theta_0 \cdot e^{-t/\tau} \quad (7)$$

Af udtrykket ses, at  $\theta_a$  nærmer sig asymptotisk til  $\theta_{g,k}$ , når  $t \rightarrow \infty$ .

Et eksempel: Med  $\theta_{g,k} = 800^\circ\text{C}$ , begyndelsestemperaturen  $\theta_0 = 20^\circ\text{C}$ , og tidskonstanten  $\tau = 2 [\text{h}]$  fås ståltemperaturen efter 1 times brandpåvirkning  $\theta_a = 328^\circ\text{C}$ .

Skal ståltemperaturen bestemmes for standard-brandforløbet i helhold til DS 1051.1 (ISO 834)

$$\theta_g = \theta_0 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1) \quad [^\circ\text{C}] \quad (8)$$

( $t$  i minutter), er det mere hensigtsmæssigt at angive dette på eksponentiel form

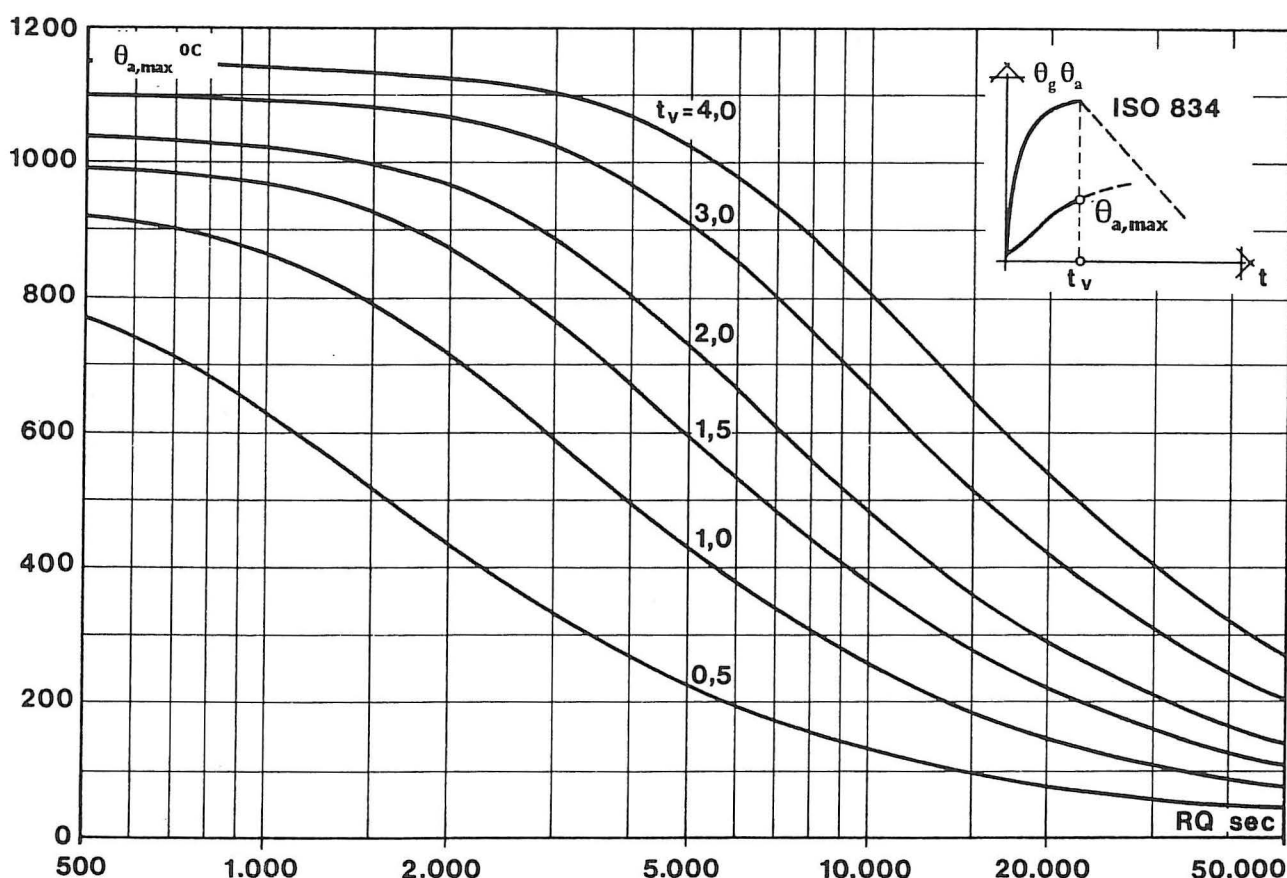
$$\theta_g = \theta_0 + 1325 - 430 \cdot e^{-0,2 \cdot t} - 270 \cdot e^{-1,7 \cdot t} - 625 \cdot e^{-19 \cdot t} \quad (9)$$

( $t$  i timer) jvf. Eurocode 1, Actions on Structures, Part 1-2 (Second Draft February 2001). Det skyldes, at integralet af funktionen ( $e^t \cdot \log t$ ) ikke kan bestemmes analytisk. Indsættes i stedet  $\theta_g$  efter (9) i (5), fås løsningen

$$\begin{aligned} \theta_a = \theta_0 + 1325 \cdot (1 - e^{-t/\tau}) \\ - [430 / (1 - 0,2 \cdot \tau)] \cdot (e^{-0,2 \cdot t} - e^{-t/\tau}) \\ - [270 / (1 - 1,7 \cdot \tau)] \cdot (e^{-1,7 \cdot t} - e^{-t/\tau}) \\ - [625 / (1 - 19 \cdot \tau)] \cdot (e^{-19 \cdot t} - e^{-t/\tau}) \end{aligned} \quad (10)$$

Indsættes  $t = t_{fi,req}$  (den krævede brandmodstandsevne) i (10), fås  $\theta_a = \theta_{a,max}$ , der er den ståltemperatur, der skal lægges til grund for den styrkemæssige dimensionering i lastkombination 3.3.

På diagrammet nedenfor er  $\theta_{a,max}$  afbildet grafisk for forskellige værdier af  $t_{fi,req}$  (benævnt  $t_v$ ). Det bemærkes, at tidskonstanten  $\tau (= R \cdot Q)$  på diagrammet er angivet i sekunder.

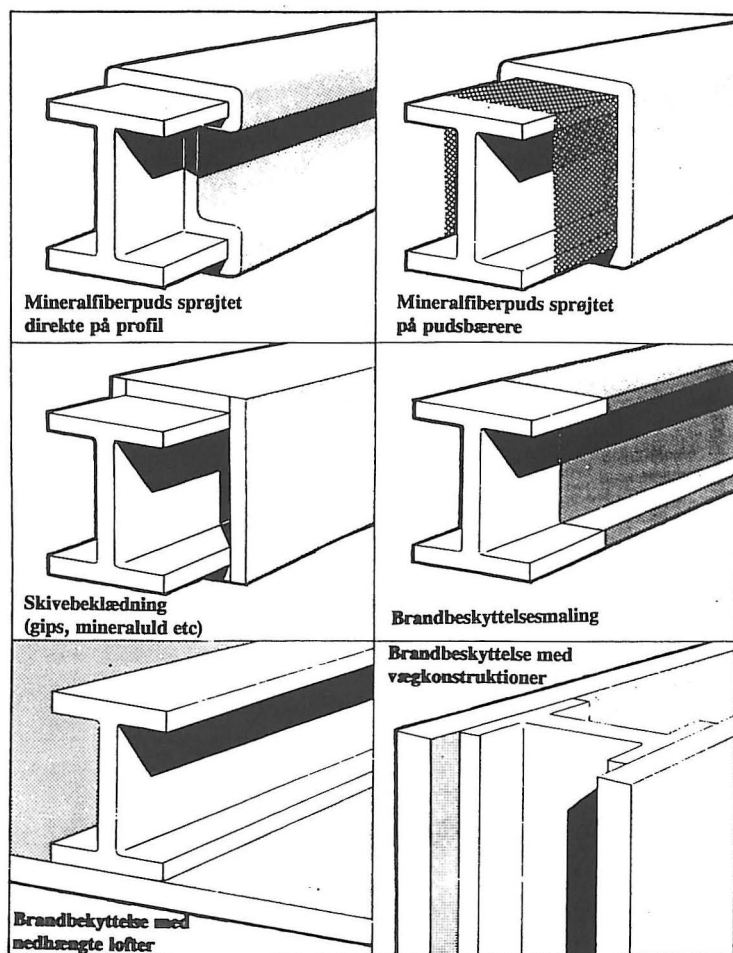


Alternativt kan temperaturforløbet  $\theta_{a,t}$  bestemmes ved en numerisk energibalancemetode på tilsvarende måde som vist for uisolerede konstruktioner på side 6. Tidsforløbet opdeles i intervaller  $\Delta t$ , inden for hvilke temperaturforholdene regnes quasistationære, og brandrumstemperaturen  $\theta_{g,t}$  [°C] og ståltemperaturen  $\theta_{a,t}$  [°C] altså regnes konstante. Betragtes et element - eksempelvis en længdeenhed af stålprofilet - bestemmes dets temperaturstigning  $\Delta \theta_{a,t}$  i løbet af tidsintervallet  $\Delta t$  ved opstilling af energibalancen  $Q_i = Q_p$ , der er identisk med (1), idet der for  $Q_i$  og  $Q_p$  regnes med differensled i stedet for differentialled. Numeriske metoder er mere velegnede end analytiske for parametriske brandforløb. Den praktiske udførelse af beregningerne er vist i 9.3 i DS 412.

## Brandisolering

Da en isoleret stålkonstruktions bæreevne under brandpåvirkning helt og holdent beror på *isoleringsmaterialernes termiske egenskaber*, er det helt afgørende for konstruktionssikkerheden, at materialernes egenskaber bevares under branden. For at sikre det er det ikke tilstrækkeligt at kende materialernes termiske egenskaber; det er også nødvendigt at have sikkerhed for, at materialerne forbliver *intakte* under påvirkningen, også under de eventuelle tvangsdeformationer, de kan blive udsat for, altså at *isoleringsystemet* som helhed bevarer sin funktionsdygtighed under hele det aktuelle brandforløb.

Tidligere var det almindeligt at foretage brandbeskyttelse af stålkonstruktioner ved ommuring med *tegl* eller ved omstøbning med *beton* - metoder, der gennem talrige brande har vist deres pålidelighed. I nyere tid er det mere almindeligt at udføre brandbeskyttelsen med *letvægtssystemer*, der er lettere, hurtigere og mindre pladskrævende end brandisolering efter de traditionelle tunge metoder. For at sikre sådanne systemers pålidelighed må der kun benyttes brandisoleringssystemer, hvis funktionsdygtighed er afprøvet gennem standardiserede prototypeprøvninger, jvf 9.2.3(1) i DS 412, for eksempel Nordtest Metode NT FIRE 02. I figuren er vist eksempler på de mest almindelige letvægtsbrandisoleringssystemer.



## Eksempel 2.1

Bestemmelse af en brandisoleret stålsøjles dimensionerende ståltemperatur for en termisk brandlast bestemt ved et nominelt brandforløb i h.t. DS 410, 11.3.1(1)P, standard-brandforløbet

$$\theta_{g,t} = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1)$$

Den krævede brandmodstandsevne er  $t_{fi,req} = 30$  minutter.

### Forudsætninger:

Stålprofil HE160A.  $h = 0,152$  m  $b = 0,160$  m  $V = 1 \cdot A_a = 3,88 \cdot 10^{-3}$  m<sup>3</sup>/m

Brandisolation: 20 mm mineralpuds  
 Specifik varmekapacitet:  $c_p = 800$  J/(kg°K)  
 Varmeledningsevne:  $\lambda_p = 0,20$  W/(m°K)  
 Densitet:  $\rho_p = 100$  kg/m<sup>3</sup>

### Beregning:

4-sidig eksponering:  $A_p = 2 \cdot (0,160 + 0,152) = 0,624$  m<sup>2</sup>/m

Konstruktionens profilforhold  $A_p/V = 0,624/(3,88 \cdot 10^{-3}) = 161$  m<sup>-1</sup>

Konstruktionens  $\phi$ -faktor:  $\phi = c_p \cdot \rho_p / (c_a \cdot \rho_a) \cdot d_p \cdot (A_p/V)$   
 $= 800 \cdot 100 / (565 \cdot 7.850) \cdot 0,020 \cdot 161 = 0,0581$

Ståltemperaturen  $\theta_{a,t}$  bestemmes numerisk ved udtrykket 9.3(6) i DS 412, 3. udgave 1998, med følgende parametre:

$$\begin{aligned} \lambda_p &= 0,20 \text{ W/(m°K)} \\ A_p/V &= 161 \text{ m}^{-1} \\ d_p &= 0,020 \text{ m} \\ c_a &= 565 \text{ J/(kg°K)} \text{ (for en skønnet værdi } \theta_g = 300 \text{ °C jvf. Anneks C i DS 412)} \\ \rho_a &= 7.850 \text{ kg/m}^3 \\ \Delta t &= 60 \text{ sek} \end{aligned}$$

$$1 + \phi/3 = 1,019 \quad e^{\phi/10} - 1 = 0,0058$$

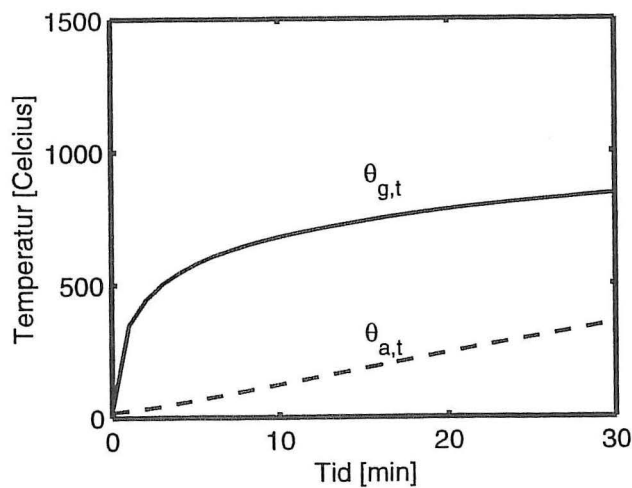
$$\Delta \theta_{a,t} = [0,20 \cdot 161 / (0,020 \cdot 565 \cdot 7850 \cdot 1,019)] \cdot 60 \cdot (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) - \Delta \theta_{g,t} \cdot 0,0058 =$$

$$\Delta \theta_{a,t} = 0,0214 \cdot (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) - 0,0058 \cdot \Delta \theta_{g,t} \quad [^\circ\text{C}] \quad (a)$$

For et nominelt brandforløb i henhold til 11.3.1 i DS 410, 3. udgave 1998, bestemmes brandrummets temperatur af

$$\theta_{g,t} = 20 + 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1) \quad [^\circ\text{C}] \quad (b)$$

Indsættes (b) i (a) for hvert enkelt tidsinterval ( $\Delta t = 1$  minut), fås  $\theta_{a,t}$  som vist i nedenstående tabel, hvoraf fremgår, at for tiden  $t = t_{fi,req} = 30$  minutter er ståltemperaturen  $\theta_a = \underline{355}^{\circ}\text{C} = \theta_{a,max}$ .



t	$\theta_{g,t}$	$\theta_{a,t}$
0	20	20
1	349	25
2	445	34
3	502	43
4	544	54
5	576	65
6	603	76
7	626	88
8	645	100
9	663	111
10	678	124
11	693	136
12	705	148
13	717	160
14	728	172
15	739	184
16	748	196
17	757	208
18	766	220
19	774	232
20	781	243
21	789	255
22	796	267
23	802	278
24	809	289
25	815	301
26	820	312
27	826	323
28	832	333
29	837	344
30	842	355

# Afsnit 3

## Bæreevnebestemmelse

### Generelle beregningsforudsætninger

En forenklet bæreevneberegning kan foretages efter tilsvarende principper som ved konstruktionsundersøgelser i brudgrænsetilstanden ved normale temperaturer, idet der for materialets styrke- og stivhedsparametre benyttes værdier, der tager hensyn til parametrenes temperaturafhængighed, for eksempel som angivet i tabel V 9.2.1 i DS 412.

Tabel V 9.2.1 – Relative materialeværdier ved forhøjet temperatur i forhold til værdierne ved 20 °C

ståltemperatur $\theta_a$ (°C)	relative værdier af			
	flydespænding $f_{y,\theta}/f_y$	flydespænding ved forenklede beregninger, hvor deforma-tionskriterier er afgørende $f_{x,\theta}/f_y$	proportionalitetsspænding $f_{p,\theta}/f_y$	elasticitetsmodul svarende til hældningen af arbejdsliniens del 1 $E_{a,\theta}/E_a$
20	1,000	1,000	1,000	1,000
100	1,000	1,000	1,000	1,000
200	1,000	0,922	0,807	0,900
300	1,000	0,845	0,613	0,800
400	1,000	0,770	0,420	0,700
500	0,780	0,615	0,360	0,600
600	0,470	0,354	0,180	0,310
700	0,230	0,167	0,075	0,130
800	0,110	0,087	0,050	0,090
900	0,060	0,051	0,0375	0,0675
1000	0,040	0,034	0,0250	0,0450
1100	0,020	0,017	0,0125	0,0225
1200	0,000	0,000	0,000	0,000

For mellemliggende værdier kan der interpoleres retliniet i tabellen.

Hvor beregningen udelukkende drejer sig om at eftervise bæreevnen, kan flydespændigen  $f_{y,\theta}$  benyttes. Hvis det af hensyn til for eksempel brandisoleringssystemets og rumadskillelsers funktionsdygtighed er nødvendigt at begrænse konstruktionens deformationer under brandpåvirkningen, bør flydespændingen ansættes mere forsigtigt ved at benytte  $f_{x,\theta}$  i tabellen.

Der er imidlertid også en række andre forhold, der skal vurderes for at kunne benytte de sædvanlige forenklede beregningsmetoder i kapitel 6 i DS 412. Det gælder således blandt andet *tværsnitsklassifikationen*, der som følge af elasticitetsmodulens større temperaturfølsomhed kan ændres til en højere klasse end ved undersøgelser i brudgrænsetilstanden (9.4.2(5) i DS 412). Ligeledes må der ved søjleundersøgelser foretages en korrektion af bl.a. søjlereduktionsfaktoren og søjlelutfælde (9.4.2(8) og 9.4.2(9) i DS 412) i forhold til dimensionering ved normale temperaturer.

### Eksempel 3.1

Bestemmelse af kritisk ståltemperatur for en statisk bestemt stålbjælke, der indgår i en etageadskillelse.

#### Forudsætninger:

Simpelt understøttet bjælke med spændvidde  $L = 6,0$  m

Normal kontrolklasse, normal sikkerhedsklasse

Laster: Egenlast:  $g = 12,0$  kN/m

Variabel last:  $q = 8,0$  kN/m

Stålprofil: HE 220 A  $I_y = 54,1 \cdot 10^6$  mm<sup>4</sup>  $W_{y,el} = 515 \cdot 10^3$  mm<sup>3</sup>  $S_{y,max} = 284 \cdot 10^3$  mm<sup>3</sup>

Stålkvalitet: S 235 (karakteristisk flydespænding  $f_y = 235$  MPa)

#### Beregning:

##### Lastkombination 1: Anvendelsesgrænsetilstand

$$\delta_{max} = 5/384 \cdot q \cdot L^4 / (E \cdot I_y) = 5/384 \cdot 8,0 \cdot 6.000^4 / (0,21 \cdot 10^6 \cdot 54,1 \cdot 10^6) = \underline{12 \text{ mm}} \sim L/500 \rightarrow \text{OK}$$

##### Lastkombination 2.1: Brudgrænsetilstand ( $f_{yd} = 235/1,17 = 201$ MPa)

$$p_{d(2.1)} = g \cdot 1,0 + q \cdot 1,3 = 12,0 \cdot 1,0 + 8,0 \cdot 1,3 = 22,4 \text{ kN/m}$$

$$M_{max} = 1/8 \cdot 22,4 \cdot 6,0^2 = 101 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{max} = M_{max} / W_{y,el} = 101 \cdot 10^6 / 515.000 = \underline{196 \text{ MPa}} < 201 \text{ MPa} = f_{yd} \rightarrow \text{OK}$$

##### Lastkombination 3.3: Ulykkeslast - brand ( $f_{yd} = 235/1,0 = f_y = 235$ MPa)

$$p_{d(3.3)} = g \cdot 1,0 + q \cdot 0,5 = 12,0 \cdot 1,0 + 8,0 \cdot 0,5 = 16,0 \text{ kN/m}$$

$$M_{max} = 1/8 \cdot 16,0 \cdot 6,0^2 = 72,0 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{max} = M_{max} / W_{y,pl} = 72,0 \cdot 10^6 / 2 \cdot 284.000 = 127 \text{ MPa}$$

For  $f_{y,\theta}/f_y = 127/235 = 0,539$  fås ved retlinjet interpolation mellem værdierne 0,780 for  $\theta = 500$  °C og 0,470 for  $\theta = 600$  °C i tabel V 9.2.1 i DS 412, at  $\theta_{crit} = \underline{578 \text{ °C}}$ .

Såfremt den nødvendige brandisolation udføres således, at deformationskriterier er afgørende (jvf bestemmelserne i 9.4.2(4) i DS 412), bestemmes  $\theta_{crit}$  ved retlinjet interpolation mellem værdierne for  $f_{x,\theta}/f_y$  (henholdsvis 0,615 og 0,354), hvorved  $\theta_{crit} = \underline{529 \text{ °C}}$ .

### Eksempel 3.2

Bestemmelse af kritisk ståltemperatur  $\theta_{a,crit}$  for en statisk ubestemt stålbjælke, der indgår som hovedkonstruktion i en tagkonstruktion.

**Forudsætninger:**

Simpelt understøttet, kontinuert bjælke over 2 fag á spændvidden  $L = 9,0$  m

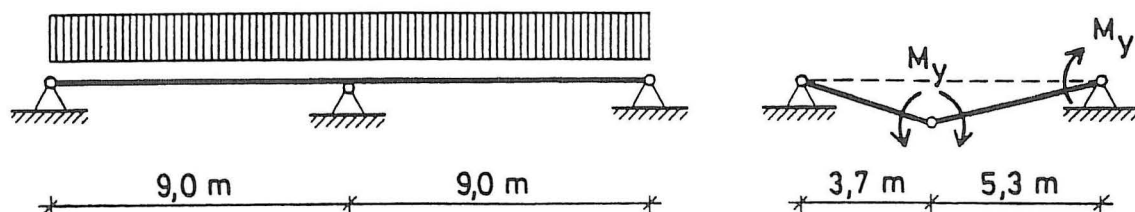
Normal kontrolklasse, normal sikkerhedsklasse

Laster: Egenlast:  $g = 5,0$  kN/m

Variabel last:  $s = 4,0$  kN/m (snelast)

Stålprofil: IPE 240  $W_{y,pl} = 2 \cdot S_{y,max} = 2 \cdot 183 \cdot 10^3 = 366.000$  mm<sup>3</sup>

Stålkvalitet: S 275 (karakteristisk flydespænding  $f_y = 275$  MPa)

**Beregning:**

Da bjælkens tværsnit IPE 240 kan henregnes til tværskitsklasse 1 ( $d/t_w = 190/6,2 = 31 < 72 \cdot \epsilon = 72 \cdot (235/275)^{0,5} = 67$ ), kan det maximale moment bestemmes ved flydeledsmetoden, idet der regnes udviklet et flydeled (positivt flydemoment  $M_y$ ) i afstanden  $x$  fra bjælkens endeunderstøtning og et flydeled (negativt flydemoment  $M_y$ ) over midterunderstøtningen. For en ensartet, jævnt fordelt linjelast  $q$  fås (for eksempel ved hjælp af arbejdslikningen):

$$M_y = \frac{1}{2} \cdot q \cdot L \cdot x \cdot (L - x) / (L + x)$$

Ved differentiation fås for  $dM_y/dx = 0$ , at  $x = L \cdot (\sqrt{2} - 1) \sim 3,73$  m, hvoraf

$$M_y = \frac{1}{2} \cdot q \cdot L^2 \cdot (\sqrt{2} - 1) \cdot (2 - \sqrt{2}) / \sqrt{2} \sim 0,086 \cdot q \cdot L^2$$

Lastkombination 2.1: Brudgrænsetilstand ( $f_{yd} = 275/1,17 = 235$  MPa)

$$p_{d(2.1)} = g \cdot 1,0 + s \cdot 1,5 = 5,0 \cdot 1,0 + 4,0 \cdot 1,5 = 11,0 \text{ kN/m}$$

$$M_{max} = 0,086 \cdot 11,0 \cdot 9,0^2 = 76,4 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{max} = M_{max} / W_{y,pl} = 76,4 \cdot 10^6 / 366.000 = 209 \text{ MPa} < 235 \text{ MPa} = f_{yd} \rightarrow \text{OK}$$

Lastkombination 3.3: Ulykkeslast - brand ( $f_{yd} = 275/1,0 = f_y = 275$  MPa)

Tværskitsklasse under brand (9.4.2(5) i DS 412), undersøges for  $\theta_a = 600$  °C:

$$\epsilon = \epsilon_{600} = [(235/(275 \cdot 0,470) \cdot 0,310)^{0,5}] = 0,94$$

Idet  $d/t_w = 190/6,2 = 31 < 72 \cdot \epsilon = 72 \cdot \epsilon_{600} = 72 \cdot 0,94 = 68$ , kan bjælkens tværsnit henregnes til tværskitsklasse 1, således at  $M_{max}$  også i brandsituationen kan bestemmes med flydeledsmetoden (såfremt  $\theta_{a,crit} \leq 600$  °C):



$$p_{d(3.3)} = g \cdot 1,0 + s \cdot 0,5 = 5,0 \cdot 1,0 + 4,0 \cdot 0,5 = 7,0 \text{ kN/m}$$

$$M_{\max} = 0,086 \cdot 7,0 \cdot 9,0^2 = 48,6 \text{ kNm}$$

$$\sigma_{\max} = M_{\max} / W_{y,pl} = 48,6 \cdot 10^6 / 366.000 = 133 \text{ MPa}$$

For  $f_{y,\theta} / f_y = 133 / 275 = 0,483$  fås ved retlinjet interpolation mellem værdierne 0,780 for  $\theta_a = 500$  °C og 0,470 for  $\theta_a = 600$  °C i tabel V 9.2.1 i DS 412, at  $\theta_{a,crit} = 596$  °C.

Såfremt deformationskriterier er afgørende (jvf. bestemmelserne i 9.4.2(4) i DS 412), bestemmes  $\theta_{a,crit}$  ved retlinjet interpolation mellem værdierne for  $f_{x,\theta} / f_y$  (henholdsvis 0,615 og 0,354), hvorved  $\theta_{a,crit} = 550$  °C.

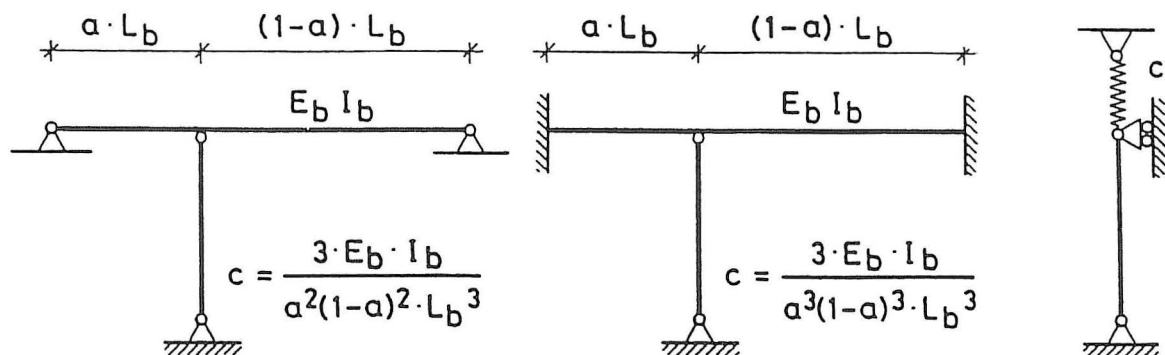
Alternativt kan  $\theta_{a,crit}$  bestemmes ved en forenklet beregning i henhold til 9.4.3. i DS 412. Udnyttelsesgraden  $u$  er defineret som forholdet mellem lastvirkningen og modstandsevnen ved normal temperatur, hvilket for en rent bøjningspåvirket konstruktion er identisk med  $\sigma_{\max(2.1)} / f_{yd}$ , hvoraf fås  $u = 209 / 235 = 0,89 = 89$  %.

Ved interpolation mellem værdierne  $\theta_{a,crit} = 500$  °C for  $u = 100$  % og  $\theta_{crit} = 560$  °C for  $u = 75$  % i tabel V 9.4.3 i DS 412 fås for  $u = 89$  %  $\theta_{a,crit} = 526$  °C.

Såfremt deformationskriterier er afgørende, fås tilsvarende ved retlinjet interpolation mellem værdierne 390 °C (100 %) og 510 °C (75 %)  $\theta_{a,crit} = 443$  °C.

## Stålsøjler

For trykstænger gør sig ofte det særlige forhold gældende, at de indgår i konstruktionssystemer på en sådan måde, at de tildels hindres i at dilatere frit under den termiske brandlast. Situationen forekommer typisk i statisk ubestemte rammekonstruktioner og søjle/bjælkesystemer, hvor bjælkernes kontinuitet bevirker en delvist hindret udvidelse af søjlerne i disses længderetning (se for eksempel beregningseksempel 3.3). Denne fastholdelse afstedkommer tvangsspændinger, som - afhængigt af fastholdelsesgraden - kan være ret betydelige, og som i alle sådanne tilfælde bør vurderes.



Efterfølgende er i kortfattet form gengivet en forenklet beregningsmetode, som gør det muligt - på den sikre side - at bestemme størrelsen af den tillægslast  $\Delta N$ , hvormed søjlelasten  $N_0$  øges som følge af den delvise fastholdelse i længderetningen. Skyldes fastholdelsen for eksempel en gennemgående, overliggende bjælke som vist på figuren, repræsenterer bjælken en elastisk understøtning af søjlen

i dennes længderetning, idet den nedadrettede reaktionskraft fra bjælken til søjlen er proportional med søjlens længdeudvidelse, forudsat at bjælkens spændinger er under bjælkematerialets proportionalitetsgrænse. Proportionalitetsfaktoren afhænger af bjælkens stivhed og understøtningsforhold og er på figuren benævnt  $c$  = fjederkonstanten for den elastiske understøtning i søjlens længderetning.

Ses der (på den sikre side) bort fra, at stål materialet i søjlen i brandsituationen har krumme arbejds-linier, kan  $\Delta N$  bestemmes af tøjningsbetingelsen i søjlens toppunkt:

$$\epsilon_{total} = \epsilon_{term} - (\epsilon_{\theta} - \epsilon_0)$$

hvor

$$\epsilon_{total} = \Delta N / (c \cdot L)$$

$$\epsilon_{term} = \beta \cdot \theta_a$$

$$\epsilon_{\theta} = (N_0 + \Delta N) / (E_{\theta} \cdot A_s)$$

$$\epsilon_0 = N_0 / (E_0 \cdot A_s)$$

Heraf fås ved omordning

$$\Delta N = [\beta \cdot \theta_a \cdot c \cdot L - (1/E_{\theta} - 1/E) \cdot N_0 \cdot c \cdot L / A_s] / [1 + c \cdot L / (A_s \cdot E_{\theta})]$$

hvor  $\beta$  = stålets varmeudvidelseskoefficient (kan sættes =  $14 \cdot 10^{-6} \text{ }^{\circ}\text{K}^{-1}$  ved forenklede beregninger, jvf 9.2.2, men bestemmes iøvrigt mere nuanceret i henhold til Anneks C i DS 412)

$\theta_a$  = stålsøjles temperatur

$L$  = stålsøjles længde

$E_{\theta}$  = stålets elasticitetsmodul ved  $\theta = \theta_a \text{ }^{\circ}\text{C}$

$E_0$  = stålets elasticitetsmodul ved  $\theta = 0 \text{ }^{\circ}\text{C}$

$A_s$  = søjlens tværsnitsareal

$c$  = systemets fjederkonstant

Størrelsen af  $c$  er angivet i figuren for de to viste eksempler og kan umiddelbart beregnes for andre tilsvarende systemer; (index  $b$  på elasticitetsmodul  $E_b$ , inertimoment  $I_b$  og længde  $L_b$  refererer til bjælke). Almindeligvis er det ikke blot en enkelt, men ofte adskillige etagers gennemgående bjælker (eller skiver), der bidrager til fastholdelsesstivheden, og i så fald regnes med summationen af de enkelte bjælkers stivhed, altså  $\Sigma(E_b \cdot I_b)$ .

I udtrykket for  $\Delta N$  er tællerens sidste led sædvanligvis ganske lille i forhold til første, og det samme gælder nævnerens led, således at det ofte er fuldtud tilstrækkeligt at bestemme  $\Delta N$  som  $\beta \cdot \theta_a \cdot c \cdot L$ , såfremt  $\Delta N$  er beskeden (10 % eller derunder) i forhold til  $N_0$ .

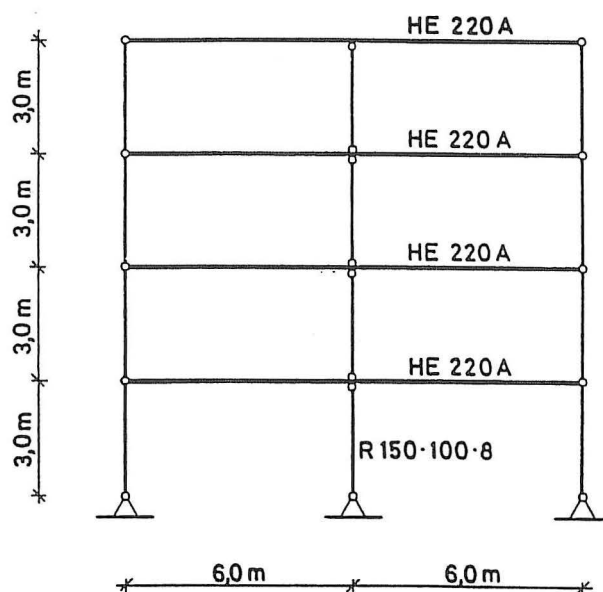
### Eksempel 3.3

Eftervisning af bæreevnen for en brandpåvirket, centralt belastet stål søjle, der indgår i en stål skeletbygning, hvor den er delvist fastholdt mod længdeudvidelse af de overliggende etagers gennemgående stål bjælker.

#### Forudsætninger:

Søjlen (midterste søjle i underetagen), der regnes at have en fri søjlelængde  $L_s = 3,0$  meter, er (i normal sikkerheds- og kontrolklasse) dimensioneret som centralt påvirket for følgende karakteristiske laster:

Egenlast:  $G = 400$  kN  
 Nyttelast på 1 etage:  $Q_n = 65$  kN  
 Øvrige variable laster:  $Q_o = 160$  kN



Søjleprofil: Rørprofil: 150·100·8 mm ( $A = 3710$  mm<sup>2</sup>  $I_z = 5,77 \cdot 10^6$  mm<sup>4</sup>)

Bjælkeprofil: HE 220 A ( $I_y = 54,1 \cdot 10^6$  mm<sup>4</sup> =  $I_b$ )

Stålkvalitet: S 235

Dimensionerende ståltemperatur er ved den termiske dimensionering bestemt til  $\theta_{a,max} = 450$  °C.

#### Beregning:

Lastkombination 2.1 (brudgrænsetilstand):

Laster:  $P_d = 1,0 \cdot 400 + 1,3 \cdot 65 + 0,5 \cdot 160 = 565$  kN

Styrketal:  $f_{yd} = 235/1,17 = 201$  MPa  $E_d = 210,000/1,17 = 179,500$  MPa

Kritisk søjlekraft:  $N_{cr} = \pi^2 \cdot E_d \cdot I_z / L_s^2 = \pi^2 \cdot 179,500 \cdot 5,77 \cdot 10^6 / 3000^2 \cdot 10^{-3} = 1,136$  kN

Slankhedsforhold:  $\lambda = 1,05 \cdot \sqrt{A \cdot f_{yd} / N_{cr}} = 1,05 \cdot \sqrt{3710 \cdot 10^{-3} \cdot 201 / 1.136} = 0.851$

$\phi$ -faktor:  $\phi = 0.5 \cdot (1 + \alpha \cdot (\lambda - 0.2) + \lambda^2) = 0.5 \cdot (1 + 0.21 \cdot 0.651 + 0.851^2) = 0.930$

(søjletilfælde a)

Reduktionsfaktor:  $\chi = 1 / [0.930 + \sqrt{0.930^2 - 0.851^2}] = 0,766$

Bæreevne:  $R_0 = \chi \cdot A \cdot f_{yd} = 0.766 \cdot 3710 \cdot 201 \cdot 10^{-3} = 571 \text{ kN} > P_d = 565 \text{ kN} \rightarrow \text{OK}$

Lastkombination 3.3 (ulykkeslast - brand):

Laster:  $P_d = 1.0 \cdot 400 + 0.5 \cdot (65 + 160) + \text{tillægslasten } \Delta N = 513 \text{ kN} + \Delta N$

Styrketal:  $f_{y,450} = 235 \cdot \frac{1}{2} \cdot (1.000 + 0.780) = 209 \text{ MPa}$  (DS 412 tabel V 9.2.1)

Stivhedstal:  $E_{a,450} = 210,000 \cdot \frac{1}{2} \cdot (0.700 + 0.600) = 136,500 \text{ MPa}$

Tillægslasten  $\Delta N$  som følge af, at søjlen ikke kan dilatere frit, bestemmes af udtrykket

$$\Delta N = [\beta \cdot \theta_{a,max} \cdot c \cdot L - (1/E_\theta - 1/E) \cdot N_0 \cdot c \cdot L / A_s] / [1 + c \cdot L / (A_s \cdot E_\theta)]$$

Fjederkonstanten  $c$ :

$$c = 3 \cdot E_b \cdot I_b / [a^2 \cdot (1 - a)^2 \cdot L_b^3] = 3 \cdot 210,000 \cdot 4 \cdot 54.1 \cdot 10^6 / [0.5^2 \cdot (1 - 0.5)^2 \cdot 12,000^3] = 1262 \text{ N/mm}$$

$$E_\theta = E_{a,450} = 136,500 \text{ MPa} \quad E = E_0 = 210,000 \text{ MPa}$$

$$\beta = 14 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K}^{-1}$$

$$\Delta N = \frac{0,000014 \cdot 450 \cdot 1262 \cdot 3000 - (1/136,500 - 1/210,000) \cdot 513,000 \cdot 1262 \cdot 3000 / 3710}{1 + 1262 \cdot 3000 / (3710 \cdot 136,500)}$$

$$\Delta N = (23,852 - 1,342) / (1 + 0.0075) = 22,342 \text{ N} \sim 22 \text{ kN}$$

$$P_d = 513 + 22 = 535 \text{ kN}$$

Kritisk søjlekraft:  $N_{cr,450} = \pi^2 \cdot 136,500 \cdot 5.77 \cdot 10^6 / 3000^2 = 864 \text{ kN}$

Slankhedsforhold:  $\lambda_{450} = 1.05 \cdot \sqrt{3710 \cdot 10^{-3} \cdot 209 / 864} = 0.997$

$\phi$ -faktor:  $\phi_{450} = 0.5 \cdot (1 + 0.49 \cdot 0.797 - 0.997^2) = 1.192$  (søjletilfælde c)

Reduktionsfaktor:  $\chi_{450} = 1 / [(1.192 + \sqrt{1.192^2 - 0.997^2}) \cdot (1.8 - 0.4 \cdot 0.997) \cdot 1] = 0.387$

Bæreevne:  $R_{450} = 0.387 \cdot 3710 \cdot 209 \cdot 10^{-3} = 300 \text{ kN}$

Konklusion: Da  $R_{450}$  er  $< P_{d,3.3} = 535 \text{ kN}$ , er bæreevnen utilstrækkelig.

## Norm for stålkonstruktioner, kapitel 9

### Dansk Standard DS 412, 3. udgave 1998 i uddrag

## 9 Brandteknisk dimensionering

### 9.1 Generelt

(1)P Stålkonstruktioner, hvortil der stilles krav om brandmodstandsevne, skal udformes således, at bæreevnen er tilstrækkelig under brandpåvirkning i overensstemmelse med DS 409 og DS 410.

(2)P Eftervisning af, at en konstruktion eller et element har tilstrækkelig bæreevne under brandpåvirkning, skal ske ved beregning eller ved prøvning eller ved en kombination af disse.

(3)P Hvor den korrekte funktion af isoleringssystemer og rumadskillende bygningsdele under brandforløbet afhænger af deformationerne af konstruktioner og konstruktionselementer, skal det eftervises, at deformationerne er tilladelige.

(4) De materialeegenskaber, der er angivet i 9.2, gælder kun for materialer i materialegruppe I og II.

(5) De beregningsmetoder, der er angivet i 9.4.2, gælder principielt for samtlige materialegrupper.

### 9.2 Materialeegenskaber

#### 9.2.1 Ståls mekaniske egenskaber

(1) Ved den beregningsmæssige eftervisning af bæreevnen af en konstruktion under brandpåvirkning kan forudsættes en karakteristisk arbejdslinie for materialet som vist i figur V 9.2.1.

Arbejdslinien består af fire dele:

- del 1: en ret linie repræsenterende den lineærelastiske del indtil proportionalitetsgrænsen ( $\varepsilon_{p,\theta}$ ,  $f_{p,\theta}$ )
- del 2: en ellipse med lodret og vandret hovedakse, der tangerer del 1 i punkt ( $\varepsilon_{p,\theta}$ ,  $f_{p,\theta}$ ) og har vandret tangent i punkt ( $\varepsilon_{y,\theta}$ ,  $f_{y,\theta}$ ) svarende til flydegrænsen
- del 3: en vandret linie fra punkt ( $\varepsilon_{y,\theta}$ ,  $f_{y,\theta}$ ) til punkt ( $\varepsilon_{t,\theta}$ ,  $f_{y,\theta}$ ) svarende til flydningens ophør
- del 4: en faldende linie fra punkt ( $\varepsilon_{t,\theta}$ ,  $f_{y,\theta}$ ) til punkt ( $\varepsilon_{u,\theta}$ , 0) svarende til den ultimale tøjning.

(2) Tøjningsparametrene sættes til:

- flydetøjning  $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$
- tøjning svarende til flydningens ophør  $\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$
- ultimal tøjning  $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$

(3) I tabel C 1 i annek C er anført de matematiske udtryk for arbejdslinien.

(4) I tabel V 9.2.1 er anført relative værdier af relevante karakteristiske materialeparametre i forhold til de karakteristiske parametre  $f_y$  og  $E_a$  ved 20 °C :

(5) Der kan tages hensyn til stålets tøjningshærdning ved at regne med en karakteristisk trækstyrke  $f_{u,\theta}$  efter udtrykket:

$$\begin{array}{lll} f_{u,\theta} = 1,25 f_y & \text{dog } \leq f_u & \text{for } \theta_a \leq 300 \text{ }^\circ\text{C} \\ f_{u,\theta} = f_y & & \text{for } 400 \text{ }^\circ\text{C} \leq \theta_a \end{array}$$

Her er

- $f_{y,\theta}$  stålets karakteristiske flydespænding ved temperaturen  $\theta_a$   
 $f_u$  stålets karakteristiske trækstyrke ved 20 °C.

For 300 °C <  $\theta_a$  < 400 °C kan interpoleres retliniet mellem værdierne ovenfor.

(figur)

Figur V 9.2 1 Karakteristisk arbejdslinie for stål ved forhøjet temperatur

Tabel V 9.2.1. Relative materialeværdier ved forhøjet temperatur i forhold til værdierne ved 20 °C

ståltemperatur $\theta_a$ (°C)	relative værdier af			
	flydespænding $f_{y,\theta}/f_y$	flydespænding ved forenklede beregninger, hvor deformati- onskriterier er afgørende $f_{x,\theta}/f_y$	proportionali- tetsspænding $f_{p,\theta}/f_y$	elasticitetsmodul svarende til hældningen af arbejdsliniens del I $E_{a,\theta}/E_a$
20	1,000	1,000	1,000	1,000
100	1,000	1,000	1,000	1,000
200	1,000	0,922	0,807	0,900
300	1,000	0,845	0,613	0,800
400	1,000	0,770	0,420	0,700
500	0,780	0,615	0,360	0,600
600	0,470	0,354	0,180	0,310
700	0,230	0,167	0,075	0,130
800	0,110	0,087	0,050	0,090
900	0,060	0,051	0,0375	0,0675
1000	0,040	0,034	0,0250	0,0450
1100	0,020	0,017	0,0125	0,0225
1200	0,000	0,000	0,000	0,000

For mellemliggende værdier kan der interpoleres retliniet i tabellen.

- (6) Ståls densitet kan forudsættes at være uafhængig af temperaturen og sættes til  $\rho = 7850$  kg/m<sup>3</sup>.

### 9.2.2 Ståls termiske egenskaber

- (1) Ståls længdeudvidelseskoefficient kan forudsættes at være uafhængig af temperaturniveauet og sættes til  $\Delta l/l = 14 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{K}^{-1}$ .
- (2) Ståls specifikke varmekapacitet kan forudsættes at være uafhængig af temperaturniveauet og sættes til  $c_a = 565 \text{ J/kg } ^\circ\text{K}$ .

### 9.2.3 Brandisoleringsystemets termiske egenskaber

- (1)P Brandisoleringsystemets termiske egenskaber skal bestemmes ved prøvning.

(2) Ved en brandteknisk beregning benyttes de termiske egenskaber af det samlede brandisoleringsystem og ikke af brandisolationen, se definition af benævnelserne i 1.1.

(3) Isoleringssystemets egenskaber kan bestemmes ved prøvning efter Nordtest Metode NT FIRE 021 eller tilsvarende. Ved bestemmelse af værdien for isoleringssystemets karakteristiske varmeledningsevne  $\lambda_p$  sættes den i NT-metodebeskrivelsens afsnit 6.5.4. anførte faktor på standardafvigelsen til 1,0.

### 9.3 Bestemmelse af temperaturforløbet

(1)P Temperaturforløbet i en brandpåvirket stålkonstruktion bestemmes på grundlag af prøvning i henhold til DS 1051.1 eller ved beregning.

(2)P Beregningen skal tage hensyn til:

- de termiske påvirkninger efter DS 410
- variationen af materialets termiske egenskaber som funktion af temperaturen, jf. 9.2.3
- uens varmpåvirkning og varmeoverførsel til tilgrænsende konstruktionsdele.

(3)P Der kan på den sikre side ses væk fra virkningen af afgivelse af fugt fra isolationen under brandforløbet.

(4) For *uisolerede stålprofiler* kan stålets middeltemperaturstigning  $\Delta\theta_{a,t}$  [ $^{\circ}\text{C}$ ] i tidsintervallet  $\Delta t$  [sek] bestemmes af udtrykket:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \left[ \left( (\theta_{g,t} + 273)^4 - (\theta_{a,t} + 273)^4 \right) \varepsilon_{res} \sigma + (\theta_{g,t} - \theta_{a,t}) \alpha_c \right] \Delta t$$

Her er

$A_m$	elementets eksponerede overfladeareal pr længdeenhed [m]
$V$	elementets rumfang pr længdeenhed [ $\text{m}^3$ ]
$c_a$	ståls specifikke varmekapacitet [J/kg $^{\circ}\text{K}$ ]
$\rho_a$	ståls densitet [ $\text{kg}/\text{m}^3$ ]
$\theta_{g,t}$	brandrummets temperatur til tiden $t$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$\theta_{a,t}$	stålets temperatur til tiden $t$ [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$\varepsilon_{res}$	den resulterende emissionsfaktor, der sættes til 0,5
$\sigma$	Stefan Boltzmanns konstant
$\alpha_c$	varmeovergangskoefficienten ved konvektion [ $\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^{\circ}\text{K}$ ]

Ved beregningen bør tidsintervallet  $\Delta t$  ikke sættes større end 5 sekunder.

(5) For *isolerede stålprofiler* kan stålets middeltemperatur  $\theta_{a,t}$  til tiden  $t$  fastsættes efter foreliggende data for MK-godkendte isoleringssystemer.

(6) Alternativt kan for isolerede stålprofiler middeltemperaturstigningen  $\Delta\theta_{a,t}$  [ $^{\circ}\text{C}$ ] i tidsintervallet  $\Delta t$  [sek] bestemmes af udtrykkene:

$$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p/V}{d_p c_a \rho_a} \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{(1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta\theta_{g,t} \geq 0$$

$$\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p A_p / V$$

Her er

$\lambda_p$	isoleringssystemets varmeledningsevne [W/m °K]
$d_p$	isoleringssystemets tykkelse [m]
$A_p$	isoleringssystemets indvendige overfladeareal pr længdeenhed [m]
$V$	elementets rumfang pr længdeenhed [m <sup>3</sup> ]
$c_a$	ståls specifikke varmekapacitet [J/kg °K]
$c_p$	isolationens specifikke varmekapacitet [J/kg °K]
$\rho_a$	ståls densitet [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_p$	isolationens densitet [kg/m <sup>3</sup> ]
$\theta_{g,t}$	brandrummets temperatur til tiden $t$ [°C]
$\theta_{a,t}$	stålets temperatur til tiden $t$ [°C]
$\Delta\theta_{g,t}$	brandrummets temperaturstigning [°C] i tidsintervallet $\Delta t$ [sek].

Ved beregningen bør tidsintervallet  $\Delta t$  ikke sættes større end 30 sekunder.

## 9.4 Eftervisning af bæreevne

### 9.4.1 Eftervisning af bæreevne ved prøvning

(1)P Eftervisning af, at en konstruktion eller et element har tilstrækkelig bæreevne under brandpåvirkning, kan ske ved prøvning i overensstemmelse med DS 1051.1.

### 9.4.2 Eftervisning af bæreevne ved beregning

(1)P Ved beregning af en konstruktions bæreevne under brandpåvirkning skal benyttes en statisk tilladelig model, der afspejler en forventelig virkemåde af konstruktionen. Ved beregningen skal der tages hensyn til ændringen af materialeegenskaberne ved forhøjet temperatur, samt til de temperaturforårsagede deformationer og snitkræfter.

(2)P Der kan ses væk fra termisk krybning.

(3) Ved en *forenklet beregning* kan bæreevnen eftervises efter principperne og udtrykkene i kapitel 6 suppleret med bestemmelserne i (4) - (11), idet der for materialets styrke- og stivhedsparemetre benyttes værdierne ved forhøjet temperatur efter 9.2.1. Temperaturforløbet bestemmes efter 9.3 (4) - (6).

(4) Ved bæreevneberegningen benyttes for flydespændingen  $f_{y,\theta}$  efter tabel V 9.2.1. Hvor en begrænsning af deformationerne af konstruktionerne og elementerne er af betydning for, at isoleringssystemer og rumadskillende bygningsdele forbliver funktionsdygtige under brandforløbet, kan der som en tilnærmelse tages hensyn til dette ved for flydespændingen at benytte værdien  $f_{x,\theta}$  efter tabel V 9.2.1.

(5) Ved *tværsnitklassifikationen* efter tabel V 6.3.2 kan de anførte klasser benyttes uændret i følgende tilfælde:

- for trykstænger
- for simpelt understøttede bjælker med en betonplade i fuld termisk kontakt med trykflangen
- ved beregninger, hvor deformationskriterier er afgørende.

I øvrige tilfælde sættes ved klassifikationen  $\varepsilon = \varepsilon_\theta = [(235/f_{y,\theta})(E_{a,\theta}/E_a)]^{0.5}$ .



(6) Tværskningsklasse 4 er ikke omfattet af den simple beregning. Enten må konstruktionen eller beregningsmodellen indrettes herefter, eller der må som beregningsmetode benyttes fastsættelse af kritisk ståltemperatur, se 9.4.3.

(7) Ved beregning af tværsknit med hensyn til *bojningspåvirkning* efter 6.3.9 og *forskydningspåvirkning* efter 6.3.10 kan der ved isolerede profiler i tværskningsklasse 1 og 2, hvor en flange er i fuld termisk kontakt med en betonplade, regnes med en forøgelse af bæreevnen på 15 pct.

(8) Ved beregning af centralt påvirkede og momentpåvirkede *trykstænger* efter 6.4.1 og 6.4.3 skal søjlereduktionsfaktoren  $\chi$  divideres med  $\alpha$  bestemt af udtrykket:

$$\alpha = \begin{cases} 1,6 - 0,2\lambda_{\theta} & \text{for } \lambda_{\theta} \leq 2 \\ 1,2 & \text{for } \lambda_{\theta} > 2 \end{cases}$$

Her er

$\lambda_{\theta}$  trykstangens relative slankhedsforhold ved temperaturen  $\theta$ .

Der benyttes søjletilfælde c uafhængig af profiltype.

(8) Ved beregning af centralt påvirkede og momentpåvirkede *trykstænger* efter 6.4.1 og 6.4.3 skal søjlereduktionsfaktoren  $\chi$  divideres med  $\alpha$  og  $\beta$  bestemt af udtryk-kene:

$$\begin{aligned} \alpha &= 1,5 & \text{for } \lambda_{\theta} \leq 0,75 \\ \alpha &= 1,8 - 0,4 \lambda_{\theta} & \text{for } 0,75 < \lambda_{\theta} \leq 1,5 \\ \alpha &= 1,2 & \text{for } 1,5 < \lambda_{\theta} \\ \\ \beta &= 5/6 & \text{for } \theta_a \leq 200 \text{ }^{\circ}\text{C} \\ \beta &= 2/3 + \theta_a/1200 & \text{for } 200 \text{ }^{\circ}\text{C} < \theta_a \leq 400 \text{ }^{\circ}\text{C} \\ \beta &= 1 & \text{for } 400 \text{ }^{\circ}\text{C} < \theta_a \end{aligned}$$

Her er

$\lambda_{\theta}$  trykstangens relative slankhedsforhold ved temperaturen  $\theta_a$   
 $\theta_a$  stålets temperatur [ $^{\circ}\text{C}$ ].

Der benyttes søjletilfælde c uafhængig af profiltype.

(9) For trykstænger, der er momentstift forbundet med trykstænger i tilgrænsende brandrum, kan regnes med en reduceret knæklængde. Forudsat at brandmodstandsevnen for de bygningsdele, der afgrænser brandrummet, ikke er mindre end brandmodstandsevnen for trykstangen, kan der for en trykstang med systemlængden  $l$ , der er momentstift forbundet i begge ender henholdsvis kun i den ene ende regnes med en knæklængde på 0,5  $l$  henholdsvis 0,7  $l$ .

(10) Ved eftervisning af en bjælkes bæreevne med hensyn til *kipning* skal kippingsreduktionsfaktoren  $\chi_{LT}$  divideres med  $\alpha$  som anført for trykstænger i (14).

(11) Boltesamlinger, der ved beregningen svarende til normal rumtemperatur er henregnet til kategori C, skal i brandsituationen betragtes som hørende til kategori A, idet friktionskraften må påregnes at bortfalde ved høje temperaturer.

### 9.4.3 Fastsættelse af kritisk ståltemperatur

(1) Som en yderligere forenklet beregning af bæreevnen i brandsituationen kan det eftervises, at temperaturen i konstruktionen ikke overstiger en fastsat kritisk ståltemperatur.

(2) Den kritiske ståltemperatur kan for tværsnitsskallerne 1, 2 og 3 fastsættes ud fra

- materialeværdierne ved forhøjet temperatur efter tabel V 9.2.1
  - konstruktionselementernes udnyttelsesgrad defineret ved forholdet mellem snitkraft og modstandsevne ved rumtemperatur
  - værdierne af partialkoefficienterne i den normale lastsituation og i brandsituationen.
- Reglerne i 9.4.2 (3) - (11) gælder også for en beregning baseret på fastsættelse af kritisk ståltemperatur.

(3) For konstruktionselementer i tværsnitsskallerne 1, 2 og 3 kan på den sikre side regnes med kritiske ståltemperaturer som angivet i tabel V 9.4.3. Der kan interpoleres retliniet i tabellen.

**Tabel 9.4.3 Kritisk ståltemperatur**

	konstruktionselementets udnyttelsesgrad	
	100 pct	75 pct
trækpåvirkning	500 °C	560 °C
bøjningspåvirkning, hvor deformationer er uden betydning	500 °C	560 °C
bøjningspåvirkning, hvor deformationskriterier er afgørende	390 °C	510 °C
trykpåvirkning	200 °C	350 °C

## Anneks C (vejledning) Ståls arbejdslinie ved forhøjet temperatur

(1) I tabel C.1 er angivet udtrykkene for den karakteristiske arbejdslinie for stål ved forhøjet temperatur som defineret i 9.2.1.

**Tabel C 1. Udtryk for den karakteristiske arbejdslinie for stål ved forhøjet temperatur**

	tøjning $\varepsilon$	spænding $\sigma$	elasticitetsmodul $E$
del 1	$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
del 2	$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a)[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$(b/a)(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$
del 3	$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
del 4	$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta})/(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
	$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0	-
parametre	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$	$\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$
			$\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
funktioner	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{a,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$ $c = (f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2 / [(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})]$		

I udtrykket for del 2 er  $a$  og  $b$  ellipsens vandrette henholdsvis lodrette halvakse, og  $c$  er den lodrette afstand fra ellipsens centrum til proportionalitetsspændingen.



**Aalborg Universitet  
Instituttet for Bygningsteknik  
Marts 2002  
ISSN 1395-7953 U0204**